

탄소성이론을 이용한 절리면의 비선형 거동 모사

이 연구

군산대학교 해양시스템공학과 교수

1. 서 론

암반은 여러 가지 지질학적 요인들에 의해 형성된 수 많은 절리면들을 경계로 하는 다양한 크기와 형상의 암석 블록들이 맞물려 평행상태를 이루고 있는 불연속체이다. 불연속 암반의 거동은 암석블록을 이루는 무결암의 역학적 특성뿐만 아니라 암석블록의 경계를 이루는 절리면들의 공간적 분포특성과 역학적 특성에도 큰 영향을 받는다. 불연속 암반의 거동해석을 목적으로 개발되고 있는 최근의 수치해석 기법들도 대부분 절리면의 영향을 효과적으로 해석에 반영시킬 수 있는 방법을 찾는 데 집중하고 있다.

절리암반의 거동 해석을 위해 이용되고 있는 다양한 수치해석 기법들은 크게 연속체적 접근방법과 개별체적 접근방법으로 구분할 수 있다. 연속체 개념의 해석법에서는 절리면들의 방향성과 역학적 성질이 구성방정식을 통하여 무결암과 적절히 결합된다. 해석영역 내에서 변위장이 연속이어야 한다는 점, 즉 개별블록 사이에 상대적인 변형을 허용하지 않는다는 점이 단점이지만 요소망을 재작성 하지 않고서도 여러 가지 절리분포 형태에 따른 영향을 검토할 수 있다는 장점도 가지고 있다. 개별체적 접근방법은 각 절리면에서 블록 상호간에 미끄러짐 및 분리가 가능하도록 해석하는 것으로 해석결과가 더 사실적이지만 절리의 분포형태에 변화를 주기 위해서는 요소망을 다시 작성해야 한다는 점 그리고 각 블록간의 접촉상태를 계속 추적해야 하는 어려움 등이 있다.

여러 가지 수치해석 기법들은 서로간에 장단점을 가지고 있으므로 해석 목적과 절리의 분포특성에 따라 적절한 해석법을 선택하는 것이 무엇보다도 중요하다. Fig. 1은 절리의 발달상태와 구조물의 크기에 따라 해석모델의 선택이 달라질 수 있음을 보여준다. 균질 등방체로 볼 수 있는 (a)의 경우나 절리가 치밀하고 불규칙적으로 발달한 (d)의 경우는 연속체 해석모델을 적용시키기에 적합하다. (b)는 소수의 주절리가 구조물의 안정성에 절대적

영향을 미치는 경우로서 절리면을 인터페이스 요소로 모델링하여 해석하기에 적합하다. (c)는 개별 암반블록의 미끄러짐, 벌어짐, 강체운동, 회전 등이 모두 고려되어야 하는 경우로서 DEM이나 DDA 방법이 적용되기에 적합하다.

이 연구에서는 Fig. 1(b)와 같은 소수의 절리면을 인터페이스 요소로 모델링하여 안정성 해석을 수행하는 경우에 이용될 수 있는 절리면 거동의 구성법칙에 대해 검토하였다. 절리면의 직접전단시험에서 얻을 수 있는 전단 변위-전단강도 곡선에서는 초기의 탄성구간, 최대전단강도 이전 및 이후의 경화 및 연화구간이 관찰되는 것이 일반적이다. 전단이 일어나는 동안 절리면에 수직인 방향으로 변위가 발생하고, 절리면 거칠기의 마모 내지는 파괴가 관찰된다. 이러한 사실에 주목하여 탄소성이론을 바탕으로 절리면의 비선형 거동 특성을 설명할 수 있는 구성법칙들이 제안되고 있다. 이 논문에서는 Plesha(1987), 이연규와 이정인(1998)이 제안한 구성모델을 중심으로 거친 절리면의 탄소성해석 모델에 대해 설명하고자 한다. 두 모델에서는 거친 절리면의 전단거동에서 나타나는 대표적 특성인 수직팽창 현상이 전단거동에 미치는 영향을 효과적으로 구성방정식에 반영시키기 위하여 절리면의 거칠기각이 전단방향소성일의 함수로 표현될 수 있다고 가정하였다.

제안된 절리면 구성법칙을 2차원 인터페이스 유한요소 에 적용하여 수치 직접전단시험을 수행함으로써 제안된 구성법칙을 검증하였다. 또한 절리면 거동에 대한 소성유동법칙의 영향을 살펴보기 위하여 여러 경계조건하에서 직접전단시험을 모사하였다.

2. 인터페이스 유한요소

유한요소법을 이용하여 개별절리면의 거동을 해석하기 위해서는 두 블록의 경계면에서 미끄러짐이 가능한 즉, 블록의 경계를 가로질러 변위불연속이 허용되는 인터페이스

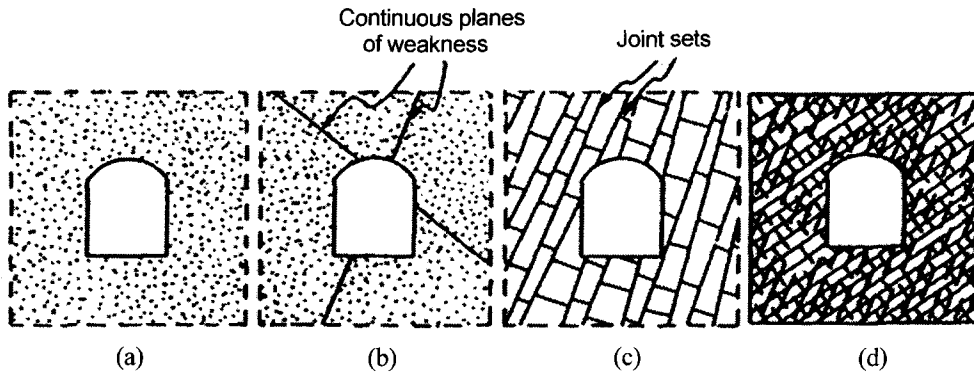


Fig. 1. Conceptual model relating discontinuities and a rock cavern(Brady, 1987).

스(interface) 요소가 도입되어야 한다. 인터페이스 요소는 절리면의 해석목적 뿐만 아니라 콘크리트 기초와 지반의 접촉부처럼 상이한 재질이 만나는 경계부의 거동해석 목적으로도 개발되고 있다. 여러 가지 목적에 이용되는 인터페이스요소들은 그 형태가 대체로 유사하지만 요소의 거동을 지배하는 구성법칙에서 차이가 있다.

Fig. 2는 이연규와 이정인(1997)에 의해 사용된 인터

페이스 요소를 보여주고 있다. (a)는 변위의 내삽에 1차 함수가 이용되는 4절점요소이고, (b)는 2차변위 내삽함수를 이용하는 6절점요소이다. 따라서 (a)와 (b)는 각각 4절점 및 8절점 평면요소와 결합시켜 사용할 수 있다. 인터페이스 요소는 필요에 따라 초기 두께를 가질 수 있지만 Fig. 2의 경우는 두께를 갖지 않는 것으로 가정하였다. 한쪽 면을 기준으로 각 절점의 변위로부터 요소내 임의 지점에서 상대변위를 계산할 수 있다. 상대변위를 절리면의 좌표계로 변화시킴으로써 절점변위와 절리면에 작용하는 전단응력과 수직응력의 관계를 유도할 수 있다.

6절점요소의 경우 요소 내 p, q, r 지점에서 상대변위 증분 Δd_r 은 각 절점의 증분변위 Δd_i 로부터 다음과 같이 계산된다.

$$\Delta d_r = A \Delta d \tag{1}$$

여기서

$$A = \begin{bmatrix} -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \tag{2}$$

요소내 임의 지점에서 증분 상대변위벡터 $\Delta \epsilon_r$ 은 내삽함수를 이용하여 Δd_r 로부터 계산할 수 있다.

$$\Delta \epsilon_r = B \Delta d_r \tag{3}$$

여기서

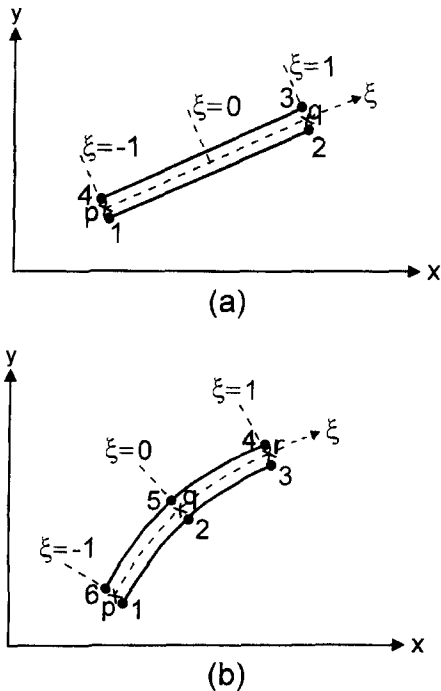


Fig. 2. Isoparametric interface elements. (a) 4-node element, (b) 6-node element

$$B = \begin{bmatrix} \frac{1}{2}\xi(1-\xi) & 0 & (1-\xi^2) & 0 & \frac{1}{2}\xi(1+\xi) & 0 \\ 0 & -\frac{1}{2}\xi(1-\xi) & 0 & (1-\xi^2) & 0 & \frac{1}{2}\xi(1+\xi) \end{bmatrix} \quad (4)$$

인터페이스 요소의 임의의 지점에서 접선방향 및 수직방향의 증분 상대변위벡터를 $\Delta\tilde{\epsilon}_r$ 이라 정의하면 $\Delta\tilde{\epsilon}_r$ 은 $\Delta\epsilon_r$ 를 이용하여 다음과 같이 계산될 수 있다.

$$\Delta\tilde{\epsilon}_r = T\Delta\epsilon_r \quad (5)$$

T 는 변환행렬로서 다음과 같이 표현된다.

$$T = \frac{1}{h} \begin{bmatrix} \frac{\partial x}{\partial \xi} & \frac{\partial y}{\partial \xi} \\ -\frac{\partial y}{\partial \xi} & \frac{\partial x}{\partial \xi} \end{bmatrix} \quad (6)$$

여기서 $h^2 = (\partial x/\partial \xi)^2 + (\partial y/\partial \xi)^2$ 이다.

요소에서 발생하는 탄성 증분접선응력($\Delta\tau$)과 증분수직응력($\Delta\sigma$)은 절리의 전단 및 수직 변형과 응력의 관계를 나타내는 행렬 D 와 $\Delta\tilde{\epsilon}_r$ 를 이용하여 다음과 같이 계산된다.

$$\Delta\sigma = \{\Delta\tau, \Delta\sigma\}^T = D\Delta\tilde{\epsilon}_r \quad (7)$$

가상일의 원리를 적용함으로써 인터페이스 요소의 강성행렬 K 는 다음과 같이 유도할 수 있다.

$$K = \int_{-1}^{+1} A^T B^T T^T D T B A h d\xi \quad (8)$$

3. 절리의 탄소성거동 모델

3.1 탄소성 응력-변위 행렬

절리면 거동의 탄소성해석은 하중이나 변위를 조금씩 증가시키면서 해석을 수행하는 증분해석법으로서 증분응력-증분변위 관계를 설정하기 위한 탄소성 행렬의 정의가 필요하다. 고전적 탄소성이론의 기본가정을 적용할 경우 절리면의 상대증분변위 $d\tilde{\epsilon}_r$ 은 탄성성분과 소성성분의 합으로 표시할 수 있다.

$$d\tilde{\epsilon}_r = d\tilde{\epsilon}_r^e + d\tilde{\epsilon}_r^p \quad (9)$$

식(9)에서 상첨자 e, p는 각각 증분상대변위의 탄성

및 소성성분을 표시한다. 탄성변형성분은 증분응력과 다음과 같은 선형관계에 있다.

$$d\sigma = D d\tilde{\epsilon}_r^e \quad (10)$$

식(10)의 D 행렬은 절리의 전단강성(k_s)과 수직강성(k_n)을 이용하여 다음과 같이 표시된다.

$$D = \begin{bmatrix} k_s & 0 \\ 0 & k_n \end{bmatrix} \quad (11)$$

소성변형 증분은 다음과 같은 유동법칙에 의해 계산될 수 있다고 가정하였다.

$$d\tilde{\epsilon}_r^p = \begin{cases} 0 & \text{if } F(\sigma, W_t^p) < 0 \text{ or } dF < 0 \\ d\lambda \frac{\partial Q}{\partial \sigma} & \text{if } F(\sigma, W_t^p) = 0 \text{ and } dF \geq 0 \end{cases} \quad (12)$$

여기서 F 는 절리의 항복함수로서 응력과 단위부피당 접선방향 소성일(plastic work) W_t^p 의 함수로 가정하였다. W_t^p 의 증분형태는 $\tau \cdot d\tilde{u}_r^p$ 로서 절리면 거칠기의 손상에 따른 절리의 경화 혹은 연화거동이 W_t^p 에 의해 지배되는 것으로 가정하였다. Q 는 포텐셜(potential) 함수로서 소성변형의 방향을 결정하게 되며, $d\lambda$ 는 소성변형증분의 크기를 나타내는 항이다. 식(12)와 같이 유동법칙에서 항복함수와 포텐셜 함수가 다른 경우를 비연상유동법칙(non-associated flow rule)이라 하고 두 함수가 같은 경우를 연상유동법칙(associated flow rule)이라 한다.

식(9), (10), (12)와 절리면이 소성상태에 있는 동안은 응력상태가 항상 $dF = 0$ 을 만족하여야 한다는 조건

$$\left(\frac{\partial F}{\partial \sigma}\right)^T d\sigma + \frac{\partial F}{\partial W_t^p} dW_t^p = 0 \quad (13)$$

을 이용하면 탄소성 응력-변위 행렬, D^e 를 다음과 같이 유도할 수 있다.

$$d\sigma = D^{ep} d\tilde{\epsilon}_r = \left[D - \frac{D \left(\frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right) \left(\frac{\partial F}{\partial \sigma}\right)^T D}{\left(\frac{\partial F}{\partial \sigma}\right)^T D \left(\frac{\partial Q}{\partial \sigma}\right) - H} \right] d\tilde{\epsilon}_r \quad (14)$$

식(14)의 H 는 경화 혹은 연화와 관련된 지수로서 다

음 식으로 표현될 수 있다.

$$H = \tau \cdot \frac{\partial F}{\partial W_c^p} \cdot \frac{\partial Q}{\partial \tau} \quad (15)$$

식(14)로부터 유추할 수 있듯이 비연상유동법칙을 적용하면 절리요소의 강성행렬이 비대칭이 되는 단점이 있지만 해석의 정확성은 더 높아진다.

지금까지의 설명에서 보면 절리면 거동의 탄소성 구성 모델을 정의하는 것은 결국 절리의 항복합수와 포텐셜함수를 정의하는 것으로 귀착된다고 할 수 있다.

3.2 Plesha 모델

Plesha(1987)는 Fig. 3과 같이 절리면을 거칠기각 α 를 갖는 톱니모양으로 이상화시켰다. 매끈한 경사면에서의 항복조건은 기본마찰각 ϕ_b 를 이용하여 다음과 같이 간단한 형태로 정의될 수 있다.

$$F' = |\tau'| + \sigma' \tan \phi_b = 0 \quad (16)$$

톱니모양의 경사면이 매끈하기 때문에 경사면을 따라 전단이 발생할 때 경사면에 수직한 방향으로 변형은 발생되지 않는다고 가정할 수 있다. 따라서 경사면에서 소성변형의 방향을 결정하는 포텐셜함수는 다음과 같은 간단한 형태를 취할 수 있다.

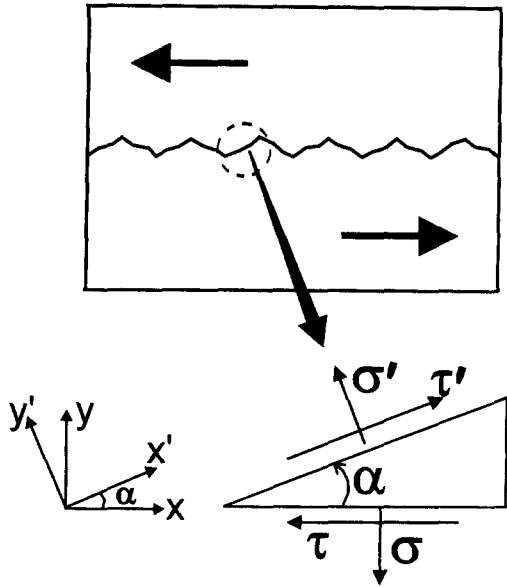


Fig. 3. Idealization of joint asperity.

$$Q' = |\tau'| = const. \quad (17)$$

$x'-y'$ 국부좌표계에서 정의된 식(16)과 식(17)은 다시 $x-y$ 좌표계에서 정의된 전단응력 τ , 수직응력 σ 를 이용하여 다음의 형태로 변환된다.

$$F = |\tau \cos \alpha + \sigma \sin \alpha| + (-\tau \sin \alpha + \sigma \cos \alpha) \tan \phi_b \quad (18)$$

$$Q = |\tau \cos \alpha + \sigma \sin \alpha| \quad (19)$$

절리면의 거칠기 정도를 표시하는 거칠기 각 α 는 단위부피당 전단방향 소성일 \dot{W}_c^p 의 지수함수로 표현되는 간단한 손상법칙을 가정하였다.

$$\alpha = \alpha_0 \exp(-c W_c^p) \quad (20)$$

식(20)에서 α_0 는 초기 거 각, c 는 손상의 쉬운 정도를 나타내는 손상상수로서 2차원 해석시 [길이/힘]의 단위를 갖는다.

소성변형이 증가함에 따라 α 는 연속적으로 변화하므로 항복합수 F 와 포텐셜함수 Q 도 역시 소성변형이 진행됨에 따라 계속적으로 변화하게 된다.

3.3 Barton의 경험식을 이용한 모델

Fig. 4의 무차원 전단강도 모델은 Barton *et al.* (1985)에 의해 제안된 JRC_m (mobilized JRC) 개념을 설명하고 있다. 이전의 경험식은 최대전단강도를 대상으로 하였으나 JRC_m 개념의 도입에 따라 최대전단강도 전후의 전단강도 특성도 Barton의 경험식으로 설명이 가능하게 되었다. 수직팽창이 시작되는 시점부터 JRC 값이 발휘되기 시작하여 최대전단강도(τ_p)에서 JRC 값은 최대(JRC_p)에 이른 후 잔류전단강도(τ_r)에 이르기까지 계속 감소한다.

Fig. 4의 무차원전단강도 모델을 Fig. 5와 같은 탄소성 모델과 대비시키면 Barton의 경험적 강도식을 이용하여 절리면의 탄소성해석을 수행할 수 있음을 알 수 있다 (이연규와 이정인, 1998).

JRC 값이 발휘되기 이전의 거동이 탄성적이라고 가정하면 절리면의 항복합수로 다음의 형태를 가정할 수 있다.

$$F = |\tau| + \sigma \tan \left(JRC_m \log_{10} \left(\frac{JCS}{-\sigma} \right) + \phi_r \right) = 0 \quad (21)$$

Lü Brown(1988)에 의하면 포텐셜 함수는 다음의 형태를 취할 수 있다.

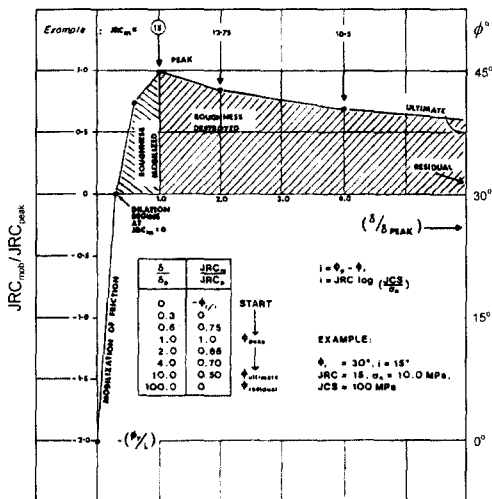


Fig. 4. Dimensionless model of shear behavior of joints (Barton et al., 1985).

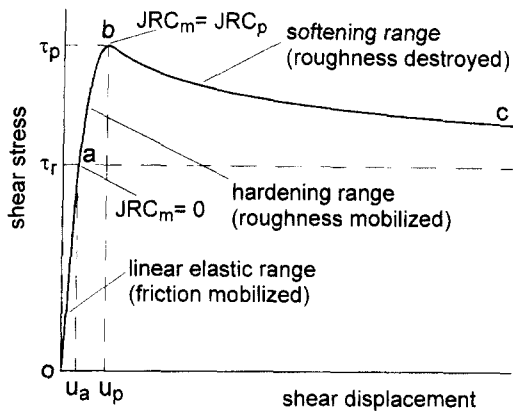


Fig. 5. Elasto-plastic shear stress-shear displacement model.

$$Q = |d| + f(\sigma) = const. \tag{22}$$

탄성거동에서는 수직팽창이 발생하지 않는다고 가정할 수 있으므로 함수 Q 는 절리면의 수직팽창각(d)과 다음과 같은 관계가 있다.

$$\tan(d) = \frac{dv^p}{du^p} = \frac{\partial Q / \partial \sigma}{\partial Q / \partial |d|} = \frac{\partial f}{\partial \sigma} \tag{23}$$

식(8)에서 du^p 와 dv^p 는 각각 소성 전단변위증분과 소성 수직변위증분을 나타낸다. Barton & Choubey(1977)가 제안한 경험적 최대수직팽창각(d_p) 추정식에 JRC_m 을 도입하면 식(22)와 식(23)으로부터 다음과 같은 포텐셜함

수를 얻을 수 있다.

$$Q = |d| + \int_0^\sigma \tan\left(0.5JRC_m \log_{10}\left(\frac{JCS}{-\sigma}\right)\right) d\sigma = const. \tag{24}$$

식(24)가 적분방정식으로 복잡해 보이지만 실제 필요한 것은 τ 및 σ 에 대한 도함수이므로 이용에 어려움이 없다.

JRC_m 의 변화는 Fig. 4의 형태에 착안하여 전단방향 소성일 W_t^p 의 함수로 표현되는 다음과 같은 지수함수로 가정하였다.

$$JRC_m = JRC_p \left[1 - \exp\left(-\frac{RMC}{JRC_p} W_t^p\right) \right], W_t^p \leq W_{t,peak}^p \tag{25}$$

$$JRC_m = JRC_p \exp\left[-\frac{RDC}{JRC_p} (W_t^p - W_{t,peak}^p)\right], W_t^p > W_{t,peak}^p \tag{26}$$

식(25)와 식(26)에서는 새로운 상수 RMC (roughness mobilization coefficient)와 RDC (roughness degradation coefficient)가 도입되었고 이들은 최대전단강도 이전과 이후에서 JRC_m 의 증가와 감소 특성을 결정하는 암석절리면의 마모와 관련된 역학적 상수로 가정하였다. RMC 와 RDC 는 (길이)(각도)/(힘)의 단위를 가지며 이 두 상수들이 클수록 최대전단강도 이전에는 거칠기의 발휘가 빠르며 이 후에는 쉽게 절리면의 거칠기 저하가 발생하게 된다.

4. 수치 직접전단시험

3절에서 설명한 절리면 거동에 대한 구성법칙을 검증하기 위하여 수치 직접전단시험을 실시하였다. Fig. 6과

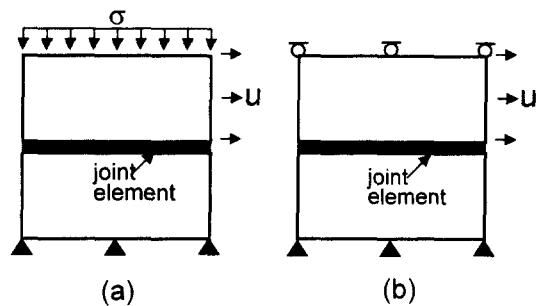


Fig. 6. Finite element models for numerical direct shear test. (a) Constant normal stress condition, (b) constant normal displacement condition.

Table 1. Input data for the verification of Plesha model.

k_s	k_n	ϕ_b	α_0	c
100 MPa/m	1000 MPa/m	32°	16°	2000 m/MN

같은 두개의 블록으로 이루어진 간단한 모델을 설정하였고, 절리면은 2절에서 설명한 2차원 6절점 인터페이스 유한요소로 모델링하였다. 경계조건의 차이에서 오는 거동특성을 살펴보기 위하여 일정응력조건과 일정수직변위 조건에서 해석을 수행하였다.

4.1 Plesha 탄소성 모델 수행결과

Plesha 구성모델의 적용성을 검토하기 위하여 일정수직응력 조건하에서는 수직응력(σ)을 50, 100, 200 kPa로 변화시키면서 해석을 실시하였다. 해석에 이용된 입력자료는 Table 1과 같으며, 실제 절리면 전단시험에서 얻어진 것이 아니라 적절히 가정한 수치들이다.

Fig. 7(a), (b), (c)는 각각 해석결과로 얻어진 전단변위에 따른 전단응력, 수직팽창, 거칠기각의 변화를 보여준다. Fig. 7(a)의 전단응력 곡선에서 보여주듯이 해석결과는 실제 직접전단시험에서 나타나는 전형적인 곡선의 형태와 유사함을 알 수 있다. 수직응력이 200 kPa인 경우에서 볼 수 있듯이 최대전단응력 직전의 경화거동 및 이후의 연화거동도 뚜렷하게 나타나고 있다. 또, 수직응력이 증가함에 따라 최대전단강도와 정점전단변위가 커지고 있음을 보여준다. 최대전단강도에 대한 잔류전단강도의 비도 수직응력이 커짐에 따라 커지고 있음을 알 수 있는데, 이는 수직응력의 증가에 따라 절리면의 전단저항이 커지는 반면에 미끄러짐 발생 이후 수직응력이 클수록 절리면의 손상이 급격히 일어나기 때문이다. Fig. 7(c)에 도시한 거칠기각 저하 특성곡선이 이 사실을 잘 뒷받침해준다. 수직응력이 클수록 미끄러짐 이전의 탄성 거동 변위가 커 거칠기각의 저하가 뒤늦게 시작되지만 일단 미끄러짐이 시작된 후부터는 급속히 거칠기각의 저하가 발생하고 있음을 잘 보여준다. Fig. 7(b)는 거친 절리면에서 특징적으로 나타나는 전단변위에 대한 수직변위의 관계를 보여주는 것으로 전단변위 시작 이전 블록 상부면에 가해지는 압력에 의해 발생된 초기 변위를 0으로 하여 계산된 값이다. 수직팽창은 정점전단변위 직전부터 시작됨을 보여준다. 수직응력이 클수록 팽창량이 적고, 절리면의 빠른 손상에 따라 수직팽창각이 빠르게 적어지고 있음을 보여준다.

이상의 결과에서 보듯이 Plesha의 절리거동 법칙을 이

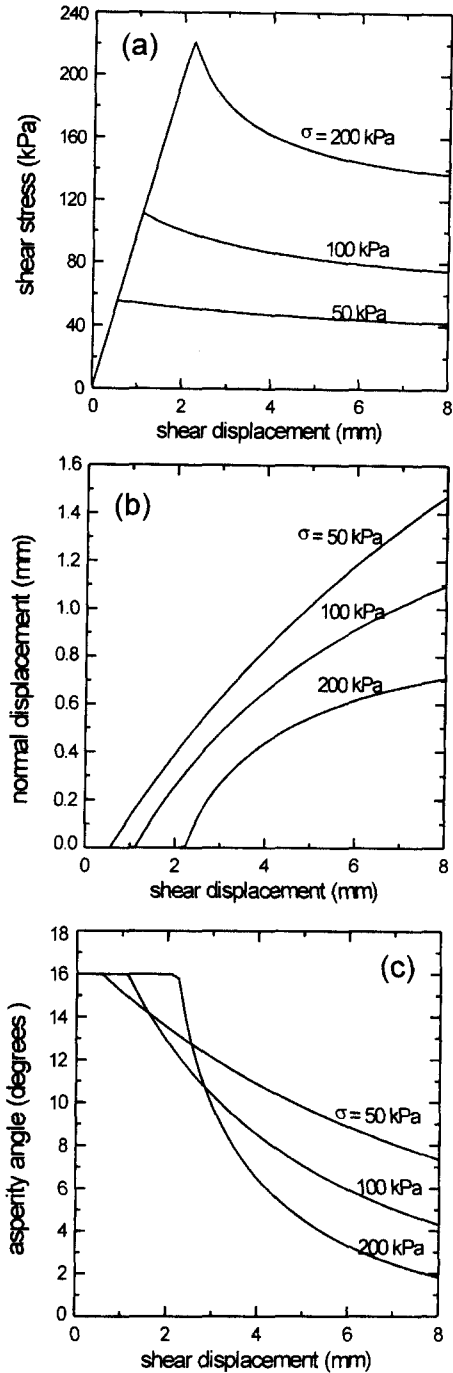


Fig. 7. Result of numerical direct shear test under constant normal stress condition. (a) Shear stress (b) dilation, (c) asperity angle.

용하면 비교적 간단한 입력자료만을 이용하여 거친 절리면의 전단특성을 잘 모사할 수 있음을 알 수 있다.

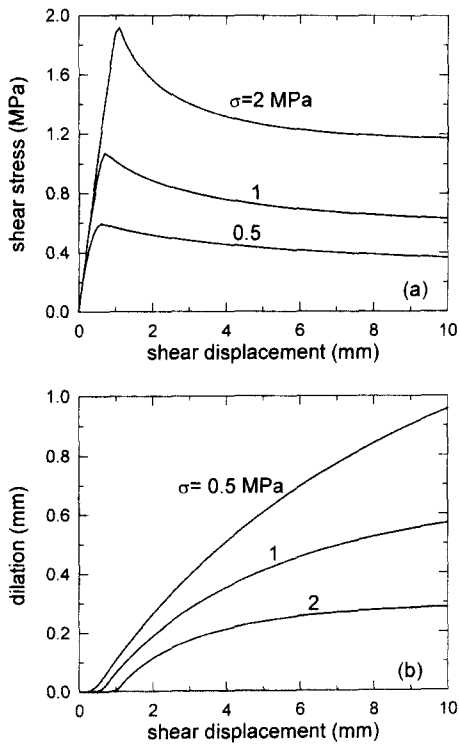


Fig. 8. Shear behavior for different normal stresses under constant normal stress condition. (a) Shear stress (b) dilation.

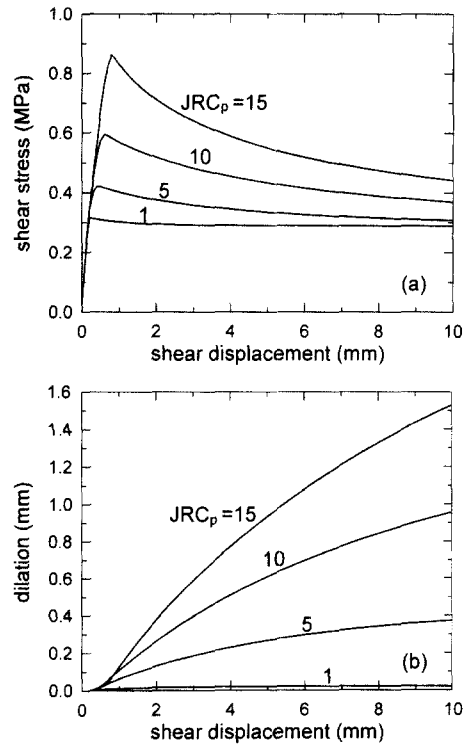


Fig. 9. Shear behavior for different JRC_p under constant normal stress condition. (a) Shear stress (b) dilation.

4.2 Barton의 경험식을 이용한 탄소성 모델 수행결과

일정수직응력 조건에서 JRC_p 와 수직응력을 달리하여 수직직접전단시험을 실시하였다. Fig. 8은 $JRC_p = 10$ 로 고정시키고 수직응력을 0.5, 1.0, 2.0 MPa로 달리하여 해석한 결과이다. 해석에 사용된 입력자료는 Table 2와 같다. 수직응력이 증가함에 따라 정점전단변위에 이르기까지 전단강도는 증가하지만 최대전단강도 이후 강도저하속도가 더욱 빨라진다. 이것은 수직응력이 클수록 최대전단강도 이후 거칠기의 파괴가 급속히 발생하기 때문이며, Plesha 구성모델에서도 유사한 특성을 보여주었다. 수직응력의 변화에 따른 수직팽창곡선의 변화도 Plesha 모델의 경우와 동일하게 수직응력이 클수록 최대전단강도

Table 2. Input data for verification of the empirical model (unit of k_s, k_n : MPa/m, unit of RMC, RDC: (m)(rad)/MN).

k_s	k_n	ϕ_b	JRC_p	JCS	RMC	RDC
2000	4000	30°	10	50 MPa	5000	50

이후 급격한 팽창각의 감소 경향을 보여주고 있다.

JRC_p 의 변화가 해석결과에 미치는 영향을 살펴보기 위하여 JRC_p 를 1, 5, 10, 15로 변화시키면서 전단시험을 실시하였다. JRC_p 를 제외한 나머지 입력자료를 Table 2와 동일하게 적용하였으며 수직응력은 0.5 MPa으로 고정시켰다. 해석에서 얻은 전단응력 곡선과 수직팽창곡선을 Fig. 9에 나타내었다.

예상한 바와 같이 JRC_p 가 큰 절리면 즉, 거친 절리면일수록 최대 단강도와 수직팽창량이 커지고 있음을 보여준다. JRC_p 가 0에 가까워질수록 톱절단 절리면과 같은 매끈한 면을 가진 절리면의 직접전단시험에서 볼 수 있는 전형적인 형태에 가까워지고 있다. 이러한 결과로 보아 Barton의 경험적 전단강도식을 이용한 절리면 탄소성 구성모델도 실제 절리면의 거동 특성을 잘 모사하고 있음을 알 수 있다.

4.3 경계조건과 소성유동법칙의 영향

거칠기를 가지는 절리면의 대표적인 특성은 전단변형

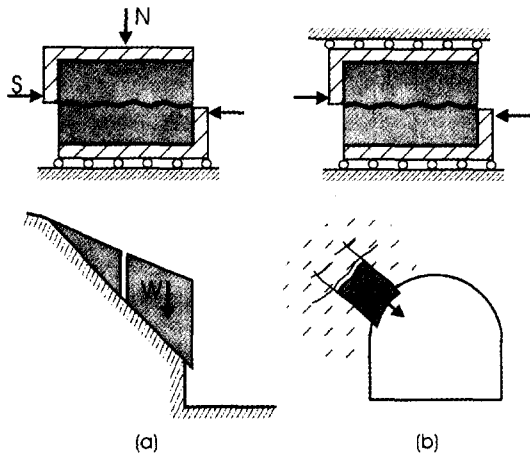


Fig. 10. Constant normal stress. (a) Constant normal displacement (b) shearing mode.

발생시 절리면에 수직인 방향으로 발생하는 수직변형으로서 절리면 주변압반의 응력 및 강성의 변화 즉, 경계조건에 따라 절리면 전단거동 특성에 지대한 영향을 미친다.

Fig. 10(a)와 같이 암반사면의 경우 절리면을 따라 미끄러지는 암반 블록은 절리면에 수직인 방향으로 자유롭게 수직변형이 허용되며, 미끄러짐이 발생하는 동안 절리면에 작용하는 수직응력은 일정하게 유지된다. 거칠기가 커짐에 따라서 수직변형량은 증가하지만 수직방향의 구속이 없기 때문에 이 것이 수직응력의 증가로 연결되지는 않는다. 다시 말하면 일정 수직응력조건에서는 절리의 수직강성이 블록의 안정성에 영향을 주지 않는다.

반면에 Fig. 10(b)와 같이 터널 주변에 형성된 암반 블록이 터널내부로 움직이는 경우 주변압반의 강성에 따라 차이는 있지만 절리면에 수직인 방향으로의 변형은 구속을 받게 된다. 미끄러짐이 일어나는 동안 수직응력은 더 이상 일정하지 않고 수직변형량의 증가와 더불어 증가하는 경향을 보이게 된다. 이것은 다시 전단저항의 증가로 나타난다. 따라서 수직변형이 구속되는 조건에서는 절리면의 수직강성이 블록의 안정성에 큰 영향을 미친다.

실제 현장에서 절리면의 경계조건은 일정수직응력과 일정수직변위 조건 사이에 있다고 할 수 있다. 그러므로 절리면의 수직변형량을 어떠한 방법으로 계산하는가에 따라서 절리면의 안정성 해석결과는 큰 차이를 나타낼 수 있다. 탄소성이론에 기초한 절리면 해석시 소성유동법칙에 따라 절리면의 수직변형량 계산결과는 큰 차이를 보

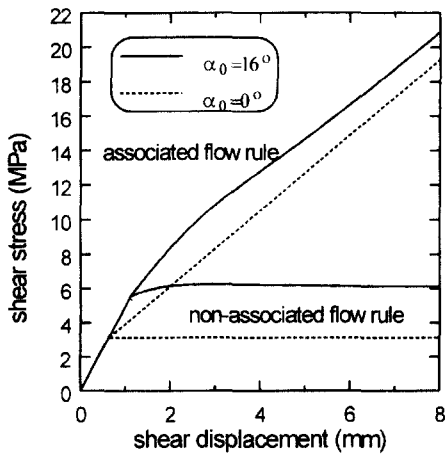
Table 3. Input data for numerical direct shear tests under constant normal displacement condition.

k_s	k_n	ϕ_b	α_0	c
5000 MPa/m	10000 MPa/m	32°	0°, 16°	100 m/MN

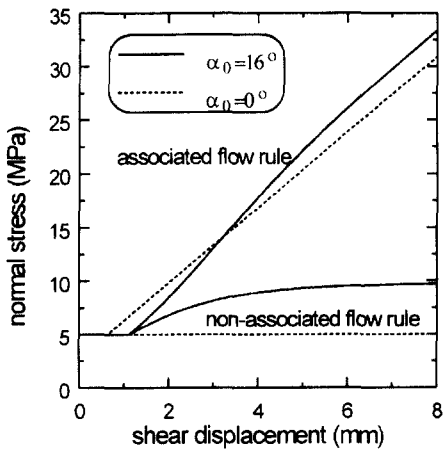
일 수 있으므로 적절한 유동법칙을 적용하는 것이 매우 중요하다.

Plesha모형을 적용하여 소성유동법칙이 해석결과에 미치는 영향을 살펴보았다. 절리면의 수직방향 변위가 구속되어 소성유동법칙의 영향이 분명하게 나타날 수 있는 일정수직변위조건(Fig. 6(b))에서 수직직접전단시험을 실시하였다. 초기 거칠기각이 0°, 16°인 두 가지 경우에 대하여 해석을 실시하였으며 기타 입력자료는 Table 3과 같다. 연상유동법칙의 경우는 포텐셜함수로 식(19) 대신 식(18)이 이용되었다. 해석에서 초기수직응력은 5 MPa로 하였다. Fig. 11(a)는 전단변위에 따른 전단응력의 변화를, Fig. 11(b)는 수직응력의 변화를 도시한 것이다. 그림에서 점선은 초기 거칠기각이 0°인 경우에 대한 결과이고, 실선은 16°인 경우에 대한 결과이다. 일정수직변위 조건에서는 수직변형이 수직응력을 증가시키고 또 이러한 수직응력의 증가가 전단강도의 증가로 나타난다는 사실을 잘 보여주고 있다. 해석결과는 또한 거친 절리면의 해석에서 연상유동법칙의 적용이 가져올 수 있는 위험성을 잘 보여주고 있다. 연상유동법칙을 적용할 경우 비연상유동법칙의 경우에 비하여 전단응력 및 수직응력이 과도하게 계산됨을 보여준다. 특히 절리면의 초기 거칠기각이 0° 즉, 편평한 절리면에 대한 결과를 살펴보면 연상유동법칙의 적용이 실제 실험결과와 큰 차이를 보이는 계산 결과를 낳는다는 것을 쉽게 이해할 수 있다. 편평한 절리면에 대한 실내 직접전단시험에서 얻어지는 전단변위-전단응력 곡선은 Fig. 11(a)에서 아래 점선곡선으로 표현된 것처럼 완전소성거동 형태를 나타내는 것이 일반적이다. 그러나 연상유동법칙을 적용할 경우는 미끄러짐 이후 전단응력 및 수직응력의 증가가 계속되어 실험결과와 모순되는 결과를 보이고 있다. 연상유동법칙을 적용함으로써 얻어진 이러한 잘못된 결과는 연상유동법칙이 절리면의 수직변형을 너무 과도하게 예측하는데 기인한다.

살펴본 바와 같이 절리면 거동의 탄소성 해석시 유동법칙의 영향이 지대함을 알 수 있지만, 비연상유동법칙을 적용하는 경우 요소의 강성행렬이 비대칭이 되는 수치해석상의 단점을 가지고 있음을 3.1절에서 설명하였다. 해



(a)



(b)

Fig. 11. Influence of flow rules on numerical direct shear test. (a) Shear stress, (b) normal stress.

석모델의 접선강성행렬이 비대칭이 되면 메모리 확보와 계산시간 면에서 대칭인 경우에 비해 많은 어려움이 따른다. 식(14)의 탄소성 행렬은 일단 항복이 시작된 이후 것을 나타내므로 탄성거동 시에는 대칭성을 유지한다는 점을 이용하여 대칭 탄소성강성행렬을 이용한 초기강성행렬법(initial stiffness method; Owen & Hinton, 1980)을 시도해 볼 수도 있지만 해의 수렴시간이 너무 긴 단점이 있다. 이연규(2000)는 탄소성 행렬의 대칭화 기법을 이용하여 비연상유동법칙을 적용하는 경우에도 요소의 강성행렬을 대칭으로 유지시키면서 해석을 수행할 수 있는 방법을 제안하였다.

Fig. 12는 일정수직응력 조건에서 수치 직접전단시험

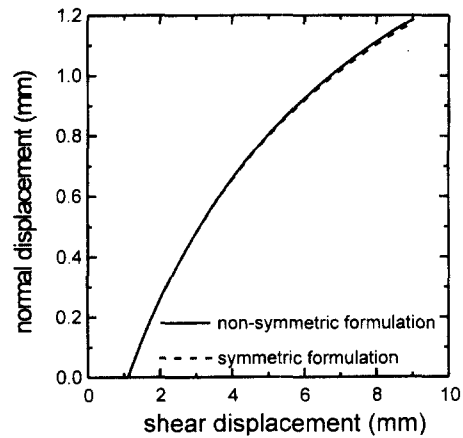
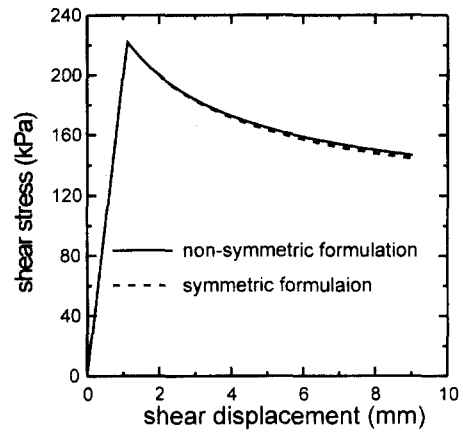


Fig. 12. Shear stress. (a) Dilation (b) curves for non-associated plasticity of rock joint under constant normal stress condition.

을 실시한 예를 보여주는 것으로 접선이 탄소성행렬 대칭화 방법을 적용하여 얻은 결과이다. 그림의 실선은 비연상유동법칙을 적용함으로써 얻어진 비대칭강성행렬을 full matrix solver로 풀어 얻은 결과이다. 두 결과가 거의 일치함을 볼 수 있다.

5. 결 론

절리면의 비선형 전단거동 특성을 탄소성이론에 의해 해석할 수 있는 구성모델 중 Plesha 모델과 Barton의 경험식을 이용한 모델의 특징을 살펴보고, 실제 수치직접전단시험을 통하여 이 둘 모델을 실행시켜보았다. 두 모델은 모두 소성변형의 증가에 따라 절리면의 거칠기 감소를 해석에 반영시키고 있는 공통적인 특징을 가지고 있다.

구성모델을 수행시켜본 결과 두 모델 모두 거칠기를 갖는 절리면의 직접전단시험에서 나타나는 특징적인 현상들을 대체로 잘 묘사할 수 있음을 보여주었다. 해석결과에는 또한 소성유동법칙에 따라 절리면의 수직팽창성이 크게 차이가 남을 보여주었다. 일정수직변위조건에서 해석한 결과에서는 절리면 수직방향이 변위가 구속되면 수직팽창성은 수직응력의 증가를 가져오고 이것이 다시 전단강도, 즉 절리면의 전단저항을 증가시킨다는 것을 명확히 볼 수 있었다. 연상유동법칙은 대체로 비연상유동법칙에 비하여 수직팽창을 크게 예측하는 경향이 있으므로 수직방향 변위가 어느 정도 구속되는 실제 현장 구조물을 모델링하는 경우 소성유동법칙의 선택에 신중을 기해야 할 것으로 판단되었다. 연상유동법칙을 적용하는 경우, 절리의 전단저항성을 과대 평가할 수 있는 가능성을 해석결과는 보여주었다.

이 논문에서 살펴본 탄소성 절리구성모델은 유한요소법 뿐만 아니라 경계요소법, 개별요소법 등 다른 수치해석기법에서도 큰 어려움 없이 수행시킬 수 있을 것으로 판단된다. 그러나 아직까지 절리면 거칠기의 마모와 관련된 상수들을 실험적으로 결정하는 방법이 제시되지 않는 점, 일방향 전단만을 주 대상으로 하고 있는 점, 수직응력이 인장력으로 나타나는 경우에 대한 처리 방법이 정립되지 않은 점 등이 앞으로 해결해야 할 문제점으로 제시되고 있다.

참 고 문 헌

1. 이연규, 이정인, 1997, 절리면 거칠기의 손상을 고려한 개별체 절리 유한요소, 터널과 지하공간, 7, 20-30.
2. 이연규, 이정인, 1998, 거친 절리면의 전단거동 해석을 위한 탄소성 구성법칙, 터널과 지하공간, 8, 234-248.
3. 이연규, 2000, 절리거동의 탄소성해석에서 소성유동법칙의 역학, 터널과 지하공간, 10, 173-179.
4. Barton, N., S. Bandis and K. Bakhtar, 1985, Strength, deformation and conductivity coupling of rock joints, Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., 22, 121-140.
5. Barton, N. and V. Choubey, 1977, The shear strength of rock joints in theory and practice, Rock Mechanics, 10, 1-54.
6. Brady, B.H.G., 1987, Boundary element and linked methods for underground excavation design, Analytical and Computational Methods in Engineering Rock Mechanics, E.T. Brown (Ed.), London: Allen and Unwin.
7. L., M. and E.T. Brown, 1988, A numerical method for the analysis of unlined pressure tunnel in jointed rock, Proc. 6th Int. Conf. on Num. Meth. in Geomech., Innsbruck, 1473-1480.
8. Owen, D.R.J. and E. Hinton, 1980, Finite elements in plasticity: Theory and Practice, Swansea, UK: Pineridge Press Limited.
9. Plesha, M.E., 1987, Constitutive models for rock discontinuities with dilatancy and surface degradation, Int. J. for Num. and Anal. Meth. in Geomech., 11, 345-362.

이 연 규



1987년 서울대학교 공과대학 자원
공학과, 공학사

1989년 서울대학교 대학원 자원공
학과, 공학석사

1994년 서울대학교 대학원 자원공
학과, 공학박사

Tel : 063-469-1864

E-mail : kyulee@ks.kunsan.ac.kr

현재 군산대학교 해양과학대학 해양시스템공학과
전임강사